

ФИЗИЧЕСКИЕ ПРИБОРЫ ДЛЯ ЭКОЛОГИИ, МЕДИЦИНЫ, БИОЛОГИИ

УДК 539.072.681.3+ 621.384.664

ВХОДНОЕ ОКНО МИШЕННОЙ СТАНЦИИ ДЛЯ НАРАБОТКИ МЕДИЦИНСКИХ РАДИОНУКЛИДОВ

© 2020 г. М. А. Маслов^а, А. Д. Рябов^{а,*}, Н. В. Сквороднев^а, А. П. Солдатов^а

^а Институт физики высоких энергий имени А.А. Логонова Национального исследовательского центра
“Курчатовский институт” (НИЦ “Курчатовский институт” – ИФВЭ)
Россия, 142281, Протвино Московской обл., пл. Науки, 1

*e-mail: Alexander.Ryabov@ihep.ru

Поступила в редакцию 12.12.2019 г.

После доработки 12.12.2019 г.

Принята к публикации 18.12.2019 г.

Представлена конструкция входного вакуумного окна, разработанного и изготовленного в рамках реализации проекта мишенной станции для наработки медицинских радионуклидов. Приведены расчетные данные температурных полей и термомеханических напряжений в элементах окна, а также данные по напряженно-деформированному состоянию окна под действием совокупной нагрузки (давление плюс неравномерный нагрев). Особое внимание уделено численному моделированию охлаждения окна недогретыми потоками воды. Оценено “время жизни” окна, обусловленное радиационными повреждениями его материала. Учитывая высокие уровни энерговыделения и наведенной активности, инициированные протонами в окне, а также достаточно частую его замену, сплав АМГб выбран в качестве материала окна.

DOI: 10.31857/S003281622003012X

ВВЕДЕНИЕ

Одним из направлений развития современной практической медицины является применение искусственно полученных радионуклидов для диагностики и лечения заболеваний в кардиологии и онкологии. Такие радионуклиды получают либо в ядерных реакторах, либо с использованием высокоинтенсивных протонных пучков. В последнем случае пучок протонов направляется на мишени, установленные в мишенной станции. В проектируемом комплексе планируется использовать протонные пучки с энергией 70 МэВ и интенсивностью до 375 мкА [1, 2].

Элементы мишенной станции подвергаются радиационному облучению в ходе наработки целевых радионуклидов, при этом наиболее сильному воздействию подвергается окно мишенной станции, отделяющее вакуум канала транспортировки пучков частиц от находящихся внутри станции охлаждаемых водой мишеней. Уровни энерговыделения при вышеуказанных параметрах пучка таковы, что требуется эффективное охлаждение мембраны окна. Аналогичная проблема с охлаждением встречается при проектировании установок для дожигания долгоживущих радиоактивных изотопов в отработанном ядерном топливе, источников нейтронного излучения. Традиционно используемые материалы для

изготовления окон – сплавы: алюминиевые AL5083 [3], AL6061 [4] (российские аналоги – АМГ4,5 и АД33 соответственно); Inconel718 [5]; меди с алюминием типа GlidCop AL-15 [5] (основа – Al_2O_3); типа Ti–Al–V, V–Cr–Ni.

Продольная плотность энерговыделения в мембране окна (материал – АМГ4,5; пучок – энергия 70 МэВ, ток 375 мкА), рассчитанная с помощью программы SRIM [6], составляет $dE/dz = 750$ Вт/мм. Для сплава Inconel718 эта величина примерно в 3 раза выше.

Мощность дозы остаточного излучения, обусловленная наведенной активностью, в десятки раз выше для окна из сплава Inconel718, чем для окна из сплава типа АМГ [2]. Учитывая достаточно частую замену окна, для его изготовления выбран сплав АМГб как обладающий лучшими механическими характеристиками по сравнению с другими сплавами АМГ.

КОНСТРУКЦИЯ ОКНА МИШЕННОЙ СТАНЦИИ

Окно мишенной станции, выточенное из цельковой заготовки (алюминиевый сплав АМГб), изображено на рис. 1. Наиболее нагруженной частью окна является плоская тонкая мембрана, которая подвергается воздействию давления со стороны потока охлаждающей жидкости, текущей в

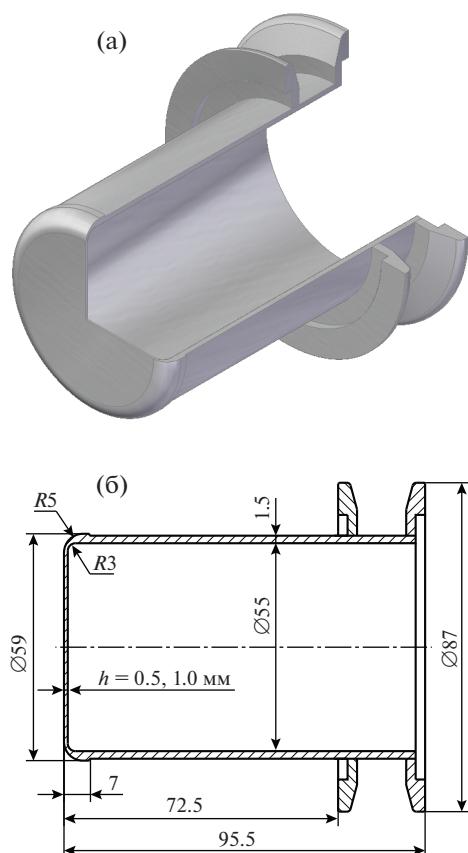


Рис. 1. 3D-модель оконного блока типа “стакан” с элементами крепления (а) и вертикальный разрез оконного блока с указанием размеров (б).

узкой щели (ширина щели 3–5 мм) между мишенью и мембраной. Максимальное давление не превышает $P_0 = 1.7$ бар, температура ядра потока жидкости принята равной $t_0 = 30^\circ\text{C}$.

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ

Пучок, падающий на мембрану, имеет осесимметричный профиль, следовательно, распределение плотности тепловых потерь в материале окна будет также осесимметричным. Продольная плотность тепловыделения в мембране постоянна (из-за тонкости мембраны) и при максимальном токе пучка 375 мкА равна $dE/dz = 750$ Вт/мм.

Распределение плотности объемного тепловыделения в мембране является функцией радиальной переменной r и задается формулой

$$\varepsilon(r) = \frac{dE/dz}{2\pi\sigma^2} \varepsilon_{rel}(r), \quad (1)$$

где

$$\varepsilon_{rel}(r) = \frac{1}{\pi} \int_0^\pi \exp\left[-\frac{r^2 + R_s^2 - 2rR_s \cos\theta}{2\sigma^2}\right] d\theta \quad (2)$$

— безразмерная функция, в которой σ и R_s — параметры исходного протонного пучка: σ — поперечная дисперсия, R_s — радиус развертки пучка.

Расчеты проводились для двух толщин мембраны $h = 0.5$ и 1.0 мм (диаметр мембраны 55 мм) и для двух различных протонных пучков: для центрального пучка с параметрами $\sigma = 10$ мм, $R_s = 0$ мм и для пучка с разверткой по радиусу (параметры пучка $\sigma = 5$ мм, $R_s = 15$ мм).

Как говорилось выше, мембрана охлаждается недогретой водой (температура ядра потока $t_0 = 30^\circ\text{C}$), находящейся под давлением $P_0 = 1.7$ бар. В модели охлаждения полагалось, что при температуре охлаждаемой поверхности мембраны ниже температуры кипения жидкости t_b (равна 115°C при давлении 1.7 бар) теплоотвод осуществляется посредством стандартного закона теплообмена, задаваемого условием 3-го рода $q = \alpha_0(t_s - t_0)$, где локальный коэффициент теплоотдачи α_0 в общем случае является функцией температуры стенки t_s , температуры ядра потока t_0 , локальной скорости потока и физических свойств жидкости. В данной работе расчеты проводились для двух режимов течения жидкости: для ламинарного с характерным значением коэффициента теплоотдачи $\alpha_0 = 0.4$ Вт/(см²·°C) и для турбулентного с $\alpha_0 = 1.0$ Вт/(см²·°C).

Таким образом, всего было рассчитано 8 вариантов, отличающихся параметрами h , $\{\sigma, R_s\}$, α_0 .

МЕТОДИКА МОДЕЛИРОВАНИЯ ТЕПЛООБМЕНА

При заданных тепловых нагрузках часть мембраны может иметь температуру выше температуры кипения воды, и на такой поверхности реализуется режим пузырькового кипения, экспериментально изученный в области развитого (advanced) кипения. Для области развитого пузырькового кипения плотность потока тепла с охлаждаемой поверхности может быть представлена как [7, 8]

$$\Delta q, \text{ Вт/м}^2 = C(P_0)(t_a - t_b)^3, \quad (3)$$

где в размерном коэффициенте $C(P_0) = \left(\frac{3.4P_0^{0.18}}{1 - 0.0045P_0}\right)^3$

давление потока охлаждающей жидкости выражается в барах, t_a — температура поверхности при развитом пузырьковом кипении, $\Delta q = q(t_a) - \alpha_0(t_b - t_0)$ — разность между общей теплоотдачей и теплоотдачей за счет конвективного теплообмена.

Для части охлаждаемой поверхности с температурой поверхности t_s ниже температуры кипения t_b используется обычный закон конвекции

$$q = \alpha_0(t_s - t_0). \quad (4)$$

Теплообмен во всем диапазоне температур стенки (вплоть до температуры плавления) описан обобщенным законом:

$$q(t_s) = \alpha_c(t_s, \{t_0, P_0, \alpha_0\})(t_s - t_0), \quad (5)$$

где $\alpha_c(t_s, \{t_0, P_0, \alpha_0\})$ — переменный коэффициент теплоотдачи, являющийся функцией температуры стенки t_s и параметров модели $\{t_0, P_0, \alpha_0\}$.

В работе [9] предложена формула, гладко сопрягающая область обычной конвекции ($t_b > t_s \geq t_0$) с областью развитого пузырькового кипения ($t_s \equiv t_a$):

$$\frac{t_s - t_b}{t_a - t_b} = \left[1 + \left(\frac{t_a - t_b}{\Delta q / \alpha_0} \right)^{3/2} \right]^{-2/3}. \quad (6)$$

В работах [8, 9] приведены экспериментальные данные, показывающие, что при $\frac{\Delta q}{\alpha_0(t_a - t_b)} > 3$ имеет место развитый режим кипения, и можно считать $t_s \equiv t_a$.

Предлагается следующий алгоритм табличного построения функции $\alpha_c(t_s)$ в виде точек $\{t_s, \alpha_c\}$ во всем возможном диапазоне температур охлаждаемой стенки:

— в таблице сохраняются две известные точки $\{t_0, \alpha_0\}$ и $\{t_b, \alpha_0\}$;

— для каждого значения t_a ($t_a > t_b$) из упорядоченного по возрастанию множества $\{t_a\}$ последовательно вычисляются: Δq по формуле (3), температура стенки t_s по формуле (6), полная плотность потока $q(t_s) = \Delta q + \alpha_0(t_b - t_0)$, среднее значение коэффициента теплоотдачи α_c согласно формуле (5);

— полученная точка $\{t_s, \alpha_c\}$ добавляется в таблицу.

Построенная таким образом таблица используется для задания переменного коэффициента теплоотдачи на охлаждаемой поверхности окна в программе ANSYS [10] при решении нелинейной тепловой задачи.

Функции $\alpha_c(t_s)$ и $q(t_s) = \alpha_c(t_s)(t_s - t_0)$, вычисленные по описанному алгоритму при значениях параметров $t_0 = 30^\circ\text{C}$, $P_0 = 1.7$ бар, $\alpha_0 = 0.4$ Вт/(см² · °C), представлены на рис. 2.

Приведенные графики показывают, что использование механизма пузырькового кипения позволяет снимать чрезвычайно высокие тепловые потоки, что недоступно для обычного механизма теплоотдачи с помощью некипящей жидкости. Однако следует иметь в виду, что устойчивый режим пузырькового кипения возможен при условии, если максимальный тепловой поток не превышает первую критическую плотность теплового потока, при достижении которой начинается переход

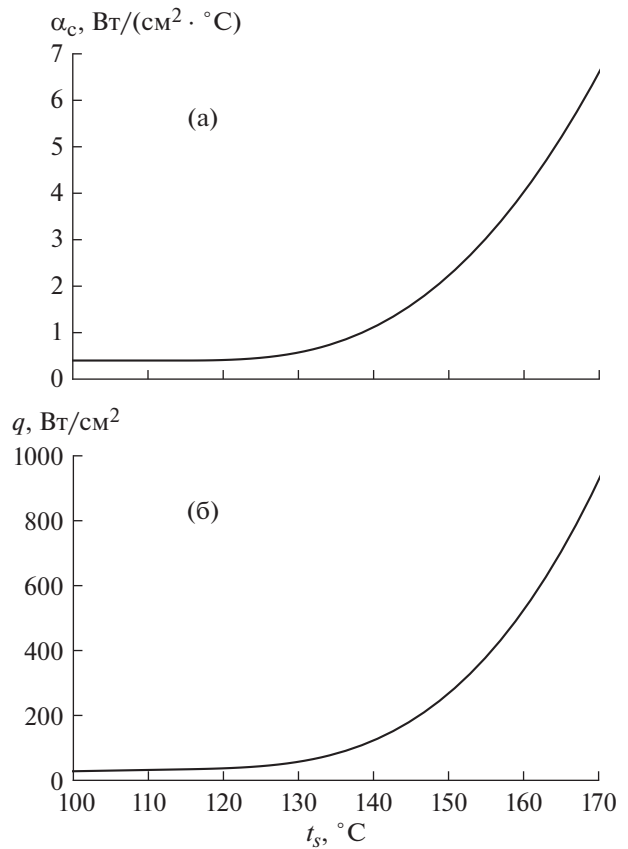


Рис. 2. Расчетный коэффициент теплоотдачи α_c (а) и соответствующая ему плотность потока тепла q (б) как функции температуры t_s охлаждаемой поверхности.

от пузырькового к пленочному кипению с резким падением коэффициента теплоотдачи.

Экспериментальные данные показывают, что первая критическая плотность теплового потока q_{cl}^* , зависящая от недогрева жидкости $\Delta\tilde{t} = t_b - t_0$ и скорости v потока жидкости в канале, может быть представлена в виде [11]

$$q_{cl}^*(\Delta\tilde{t}, v) = q_{cl} k(v, \Delta\tilde{t}) \left[1 + 0.065 \left(\frac{\rho_{ж}}{\rho_{п}} \right)^{0.8} \frac{c_p \Delta\tilde{t}}{\mu} \right],$$

где $q_{cl} = 120$ Вт/см² — первая критическая плотность потока при $\Delta\tilde{t} = 0$ и $v = 0$; $\rho_{ж}$ и $\rho_{п}$ — плотности жидкости и ее насыщенного пара при температуре кипения; c_p и μ — средняя теплоемкость воды в диапазоне $[t_0, t_b]$ и теплота парообразования жидкости при t_b ; $k(v, \Delta\tilde{t})$ — безразмерный коэффициент, учитывающий возрастание 1-й критической плотности при увеличении скорости протока жидкости в канале и при увеличении недогрева [7].

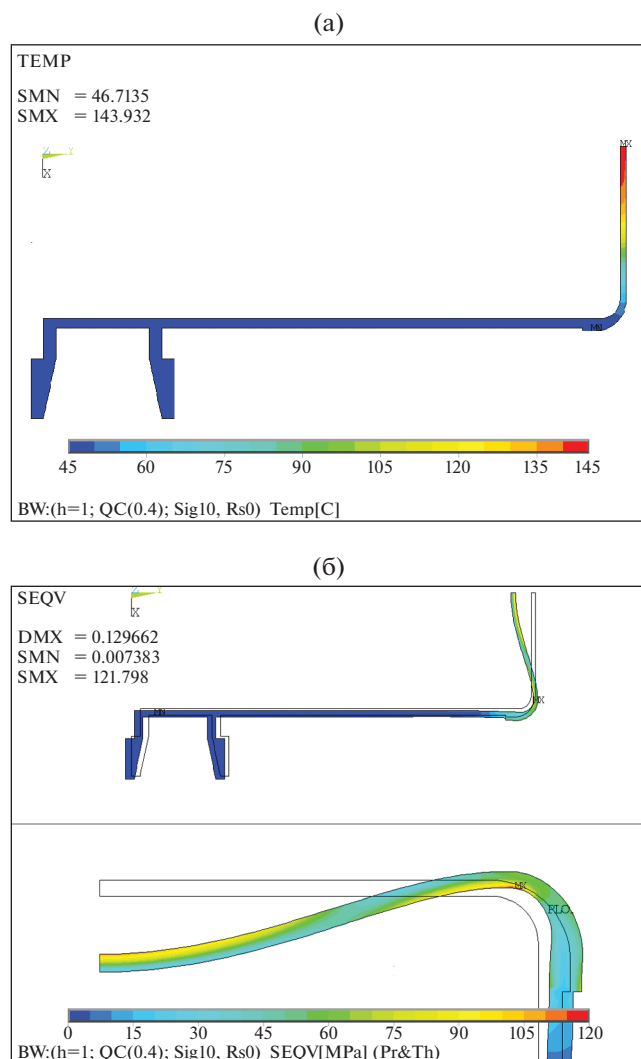


Рис. 3. Распределение температуры (а) и эквивалентные напряжения (б) в модели с параметрами $\alpha_0 = 0.4 \text{ Вт}/(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, $h = 1 \text{ мм}$.

Для выбранных параметров $t_0 = 30^\circ\text{C}$, $t_b = 115^\circ\text{C}$, $k = 1$ первая критическая плотность потока оценивается снизу как $425 \text{ Вт}/\text{см}^2$.

ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ

В этом пункте приводятся результаты термомеханического расчета окна при совместном действии давления воды ($P_0 = 1.7 \text{ бар}$) и неравномерного нагрева (за счет тепловыделения от проходящего через окно протонного пучка с интенсивностью 375 мкА).

Расчет для мембраны толщиной 0.5 мм проводился с учетом больших перемещений, поскольку при рассматриваемых нагрузках ее максимальный прогиб больше ее толщины.

Прогиб мембраны $> 0.5 \text{ мм}$ не желателен из-за увеличения размера канала с водой, охлаждающей мембрану и мишень, так как это приводит к падению эффективности наработки радионуклидов вследствие потерь энергии протонов в дополнительном слое воды. Кроме того, из соображений прочностной надежности конструкции окна из алюминиевого сплава максимальные напряжения не должны превышать значения предела текучести материала, который для сплава АМгб равен 150 МПа . По этим двум критериям толщина мембраны окна выбирается равной 1 мм .

Далее приведены результаты расчетов окна для центрального пучка (4 расчетных варианта) и для пучка с разверткой по радиусу (также 4 варианта).

Центральный протонный пучок:
 $\sigma = 10 \text{ мм}$, $R_s = 0 \text{ мм}$

Результаты расчета варианта с параметрами $\alpha_0 = 0.4 \text{ Вт}/(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ и $h = 1 \text{ мм}$ проиллюстрированы в виде рисунков (рис. 3–6), для остальных вариантов рисунки аналогичны и здесь не приводятся.

На рис. 3 представлены распределения температуры (рис. 3а) и эквивалентных напряжений (рис. 3б) в оконном блоке. Максимальная температура достигается в центре мембраны и равна 140°C , что превышает температуру кипения воды, и значит центральная часть поверхности мембраны будет охлаждаться посредством пузырькового кипения. Максимальный прогиб мембраны достигается, естественно, в ее центре и равен 0.13 мм . Максимальное эквивалентное напряжение наблюдается в заделке мембраны и равно 120 МПа .

На рис. 4 приведены векторное поле плотности потока тепла в окне (рис. 4а) и зависимости радиальной q_r и аксиальной q_z компонент вектора плотности потока от радиальной координаты r по охлаждаемой (конвективной) поверхности мембраны (рис. 4б). Интересно поведение векторного поля потока тепла в мембране: наряду с оттоком тепла через охлаждаемую поверхность наблюдается значительный радиальный поток тепла по направлению к периферии окна. Это связано с высоким коэффициентом теплопроводности материала мембраны $\lambda = 122 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot ^\circ\text{C})$. Максимальная плотность потока достигается в центре мембраны на ее охлаждаемой поверхности и составляет $115 \text{ Вт}/\text{см}^2$, что в 3 раза ниже 1-й критической плотности. Максимум радиальной компоненты плотности потока наблюдается при $r \approx 16 \text{ мм}$ и составляет $80 \text{ Вт}/\text{см}^2$.

На рис. 5 представлены зависимости температуры (рис. 5а) и локального коэффициента теплоотдачи (рис. 5б) от радиальной координаты r на охлаждаемой поверхности мембраны. Максимальная температура и коэффициент теплоотдачи достигаются при $r = 0$ и равны 139.2°C и

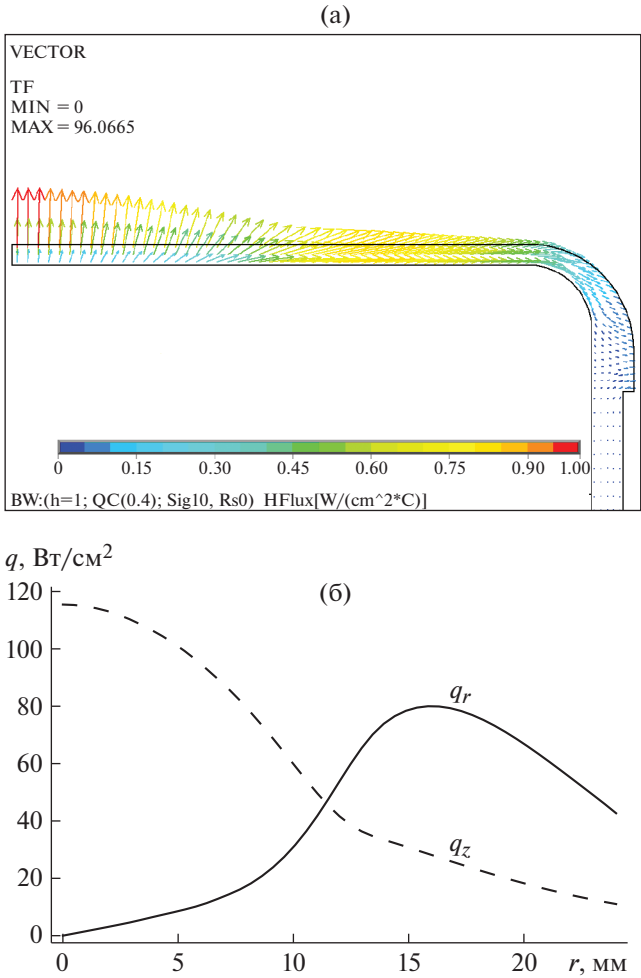


Рис. 4. Векторное поле плотности потока тепла (а) и зависимости радиальной q_r и аксиальной q_z компонент плотности потока тепла от радиуса (б) в модели с параметрами $\alpha_0 = 0.4 \text{ Вт/}(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, $h = 1 \text{ мм}$.

1.1 $\text{Вт/}(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ соответственно. На периферии мембраны, начиная примерно с радиуса $r = 13 \text{ мм}$, вода не кипит, и расчетный коэффициент теплоотдачи совпадает с заданным значением $0.4 \text{ Вт/}(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, как это и должно быть. Отметим также гладкое поведение расчетного коэффициента теплоотдачи $\alpha_c(r)$ в области перехода от режима неразвитого кипения к

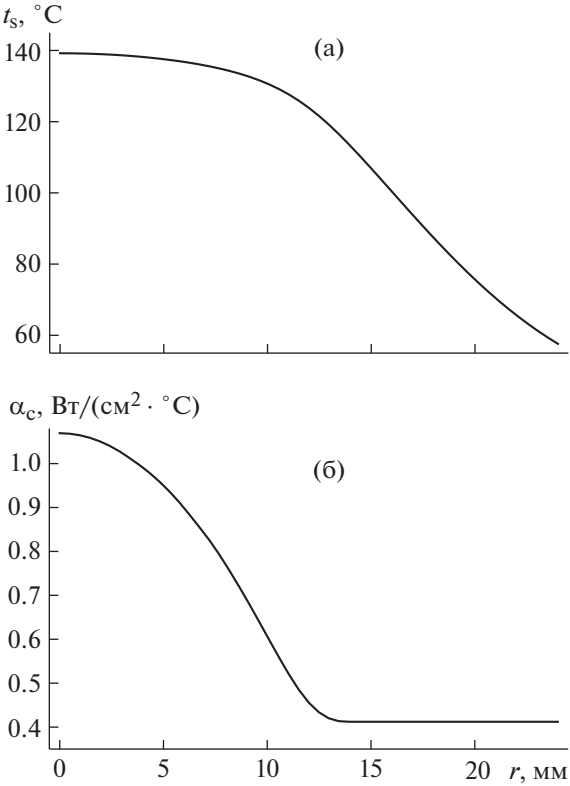


Рис. 5. Зависимости температуры (а) и коэффициента теплоотдачи (б) от радиуса на конвективной поверхности мембраны в модели с параметрами $\alpha_0 = 0.4 \text{ Вт/}(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, $h = 1 \text{ мм}$.

режиму обычной конвекции (рис. 5б), что подтверждает правильность разработанной методики моделирования теплообмена.

На рис. 6 изображены зависимости радиального σ_r , азимутального σ_τ и эквивалентного σ_{eqv} напряжений от радиуса на охлаждаемой (рис. 6а) и неохлаждаемой (рис. 6б) поверхностях мембраны.

Основные результаты расчетов приведены в табл. 1, в которой t_{max} — максимальная температура в окне (достигается в центре мембраны на ее неохлаждаемой поверхности); $t_{\text{max}}^{\text{conv}}$ — максимальная температура в центре мембраны на ее охлаждаемой

Таблица 1. Основные результаты расчетов вариантов мембраны для пучка с параметрами $\sigma = 10 \text{ мм}$, $R_s = 0 \text{ мм}$ при давлении воды 1.7 бар ($t_s = 115^\circ\text{C}$)

Варианты h и α_0	$t_{\text{max}}, t_{\text{max}}^{\text{conv}}, t_{\text{min}}, ^\circ\text{C}$	$U_{\text{max}}, \text{мм}$	$S_{\text{max}}^{\text{eqv}}, \text{МПа}$	$(q_r)_{\text{max}}, (q_z)_{\text{max}}, \text{Вт/см}^2$
0.5 и 1.0	84.8, 83.7, 33.3	1.17	228	38, 54
0.5 и 0.4	131.0, 129.9, 39.7	1.35	264	73, 57
1.0 и 1.0	129.9, 125.7, 34.9	0.17	120	66, 104
1.0 и 0.4	143.9, 139.2, 46.7	0.13	122	80, 115

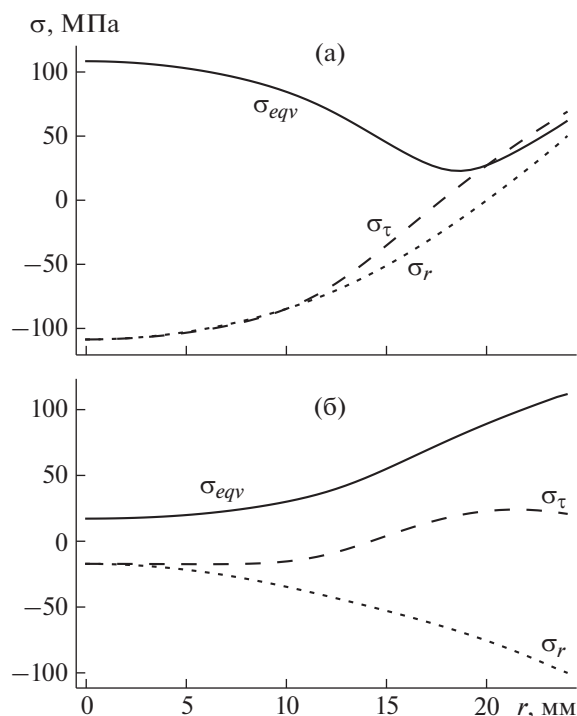


Рис. 6. Радиальное σ_r , азимутальное σ_τ и эквивалентное σ_{eqv} напряжения как функции радиуса на конвективной (а) и неохлаждаемой (б) поверхности мембраны. Модель: $\alpha_0 = 0.4 \text{ Вт}/(\text{см}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, $h = 1 \text{ мм}$.

ждаемой поверхности; $t_{\min}$ — минимальная температура в окне (достигается на периферии окна); $U_{\max}$ — максимальный прогиб мембраны; $S_{\max}^{eqv}$ — максимальное эквивалентное напряжение в окне (достигается в заделке мембраны на участке максимального изгиба либо в центре мембраны); $(q_r)_{\max}$ — максимальная плотность потока в радиальном направлении (достигается в сечении мембраны, в котором градиент температуры максимальный); $(q_z)_{\max}$ — максимальная плотность потока в аксиальном направлении (достигается в точке охлаждаемой поверхности, в которой объемная плотность тепловыделения максимальна; в случае центрального пучка — это центр мембраны).

Таблица 2. Основные результаты расчетов вариантов мембраны для пучка с параметрами $\sigma = 5 \text{ мм}$, $R_s = 15 \text{ мм}$ при давлении воды 1.7 бар ($t_s = 115^\circ\text{C}$)

Варианты h и α_0	$t_{\max}$, $t_{\max}^{conv}$, $t_{\min}$, $^\circ\text{C}$	$U_{\max}$, мм	$S_{\max}^{eqv}$, МПа	$(q_r)_{\max}$, $(q_z)_{\max}$, Вт/см ²
0.5 и 1.0	58.6, 58.0, 32.7	1.07	229	34, 28
0.5 и 0.4	92.2, 91.7, 39.2	1.16	266	66, 25
1.0 и 1.0	83.0, 81.0, 34.7	0.16	100	57, 51
1.0 и 0.4	130.2, 128.1, 49.2	0.11	124	93, 51

Из табл. 1 видно, что только в одном из четырех вариантов охлаждение будет происходить без кипения воды. В остальных трех в центральной части мембраны отвод тепла будет осуществляться посредством пузырькового кипения, а на периферии — посредством обычного конвективного охлаждения.

Осесимметричный пучок с разверткой:

$$\sigma = 5 \text{ мм}, R_s = 15 \text{ мм}$$

В случае пучка с разверткой максимальная плотность тепловыделения уменьшается примерно в 2 раза по сравнению с центральным пучком, что уменьшает температуру и потоки тепла. Здесь не приводятся рисунки — они аналогичны рис. 3–6 для центрального пучка, за исключением того, что максимальные температура и аксиальный поток тепла будут достигаться не в центре мембраны, а на радиусе, чуть меньшем радиуса развертки $R_s = 15 \text{ мм}$ (где максимальна плотность тепловыделения).

Соответствующие основные результаты расчетов представлены в табл. 2.

Из табл. 2 видно, что только в последнем варианте существует область (кольцевая, со средним радиусом $\sim 15 \text{ мм}$) поверхности мембраны, на которой отвод тепла осуществляется за счет механизма пузырькового кипения. Во всех остальных случаях вода кипеть не будет.

ОЦЕНКА ВРЕМЕНИ ЖИЗНИ ОКНА

Время жизни окна определяется, как отмечено выше, в основном, двумя факторами:

- циклическими термонапряжениями, возникающими при прохождении пучка протонов через окно;
- радиационными повреждениями материала окна, инициированными протонами (влияние нейтронного излучения, генерируемого при взаимодействии протонов с элементами мишенной станции при энергии протонов 70 МэВ незначительно, так как плотность потока нейтронов в материалах окна на порядки ниже плотности потока протонов [2]).

Оценки показывают, что циклические термонапряжения, связанные с колебаниями температуры окна, незначительны. Например, при круго-

вой развертке пучка с параметрами $\sigma = 5$ мм, $R_p = 15$ мм и частотой развертки 50 Гц циклические колебания температуры оцениваются на уровне не выше 5°C .

Одним из основных показателей радиационного повреждения материалов является смещение на атом (dpa — displacements per atom). По оценке, полученной с помощью программы SRIM [6], максимальное значение величины dpa в алюминиевом окне (время облучения 1 год; ток протонного пучка 375 мкА; центральный пучок с $\sigma = 10$ мм) составляет 12 dpa/год, а максимальная величина плотности потока частиц достигает $2.5 \cdot 10^{22}$ протон/(см² · год). Для пучка с разверткой $\sigma = 5$ мм, $R_p = 15$ мм значение dpa оценивается как 6 dpa/год. Согласно работе [3], допустимая величина радиационных повреждений для сплава алюминия AL5083 оценивается на уровне 10 dpa/год.

Таким образом, “время жизни” окна (с коэффициентом запаса 2) оценивается на уровне 0.5–1 год. Безусловно, эта величина должна быть уточнена на основании данных опытной эксплуатации мишенной станции.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Разработана численная реализация расчета теплоотдачи при кипении с недогревом (т.е. когда температура потока жидкости ниже температуры кипения, а температура охлаждаемой поверхности выше температуры кипения) с помощью методики, изложенной в работе [9], и программного комплекса ANSYS [10]. Как отмечено в [8], методика [9] “подтверждена данными, полученными при кипении воды и этилового спирта в интервале давлений от 1.5 до 90 бар, недогрева от 1 до 260°C , плотностей теплового потока от 23 до 2400 Вт/см^2 и скоростей циркуляции жидкости от 1 до 23 м/с ”.

Расчетные данные температурных полей и термомеханических напряжений в элементах окна, полученные с помощью этой реализации, показывают:

- термомеханические напряжения, возникающие в мембране окна из-за нагрева ее пучком, значительны, однако механические и тепловые свойства сплава АМгб позволяют использовать этот материал для изготовления окна;

- деформация мембраны определяется в основном давлением охлаждающей мембрану воды, температурные прогибы мембраны из-за нагрева ее пучком незначительны;

- минимальная толщина мембраны окна, обеспечивающая ее прогиб не более 0.2 мм, составляет 1 мм;

- в области пучка отвод тепла с поверхности мембраны окна может осуществляться посредством пузырькового кипения, а на периферии

мембраны — посредством обычного конвективного охлаждения;

- из-за радиационных повреждений материала мембраны “время жизни” окна оценивается в 0.5–1 год, и эта оценка должна быть подтверждена в ходе эксплуатации окна в составе мишенной станции.

БЛАГОДАРНОСТИ

Авторы выражают благодарность сотруднику НИЦ “Курчатовский институт” — ИФВЭ Л.О. Балиеву за участие в обсуждении полученных результатов и полезные замечания, отделу математики и вычислительной техники НИЦ “Курчатовский институт” — ИФВЭ за предоставленные расчетные ресурсы на вычислительном кластере коллективного пользования [12].

ФИНАНСИРОВАНИЕ РАБОТЫ

Работа выполнена при поддержке Министерства науки и высшего образования Российской Федерации в рамках Соглашения о предоставлении субсидии от 27 июня 2019 г. № 075.15.2019.1393, идентификатор Соглашения RFMEFI60717X0193 (Прикладные научно-исследовательские и экспериментальные разработки “Разработка инновационной технологии производства в промышленных объемах медицинского изотопа стронция-82, необходимого для осуществления диагностики методом позитронно-эмиссионной томографии различных кардиологических заболеваний”).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Маслов М.А., Пелешко В.Н., Солдатов А.П., Хасин А.А., Тертычный П.Г. // Научноград Наука Производство Общество. 2018. № 3/4. С. 16–20.
2. Savitskaya E.N., Maslov M.A., Nikitin S.A., Peleshko V.N., Skvorodnev N.V. // Proc. RUPAC2018. Protvino, Russia. 2018. P. 391.
3. Wang H.J., Zhu D.H., Qu H.M., Kang L., Liu R.H. // Proc. IPAC2013. Shanghai, China. 2013. P. 3367.
4. Michael Butzek, Jörg Wolters, Bernhard Laatsch. // 4th High Power Targetry Workshop. Malmö, Sweden. 2011.
5. Murdoch G., Decarlo A., Henderson S., Kim S., Potter K., Roseberry T., Rank J., Raparia D. // Proc. PAC’2003. May 2003. Portland, USA. 2003. P. 1467.
6. Ziegler James F., Biersack Jochen P., Ziegler Matthias D. STRIM/SRIM. www.srim.org.
7. Мухеев М.А., Мухеева И.М. Основы теплопередачи. М.: Энергия, 1977.
8. Петухов Б.С., Генин Л.Г., Ковалев С.А. Теплообмен в ядерных энергетических установках. М.: Атомиздат, 1974.
9. Похвалов Ю.Е., Кропин И.В., Курганов И.В. // Теплоэнергетика. 1966. Т. 5. С. 63.
10. ANSYS. www.ansys.com
11. Исаченко В.П., Осипова В.А., Сухомел А.С. Теплопередача. М.: Энергия, 1975.
12. Kotliar V., Gusev V., Kukhtenkov V., Savin N. // CEUR Workshop Proc. 2017. V. 1787. P. 323.